DeepL
Assine o DeepL Pro para traduzir arquivos maiores.
Mais informações em www.DeepL.com/pro.

Tetsu-to-Hagané Vol. 108 (2022), No. 1, pp. 88-96
https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2021-077

regular

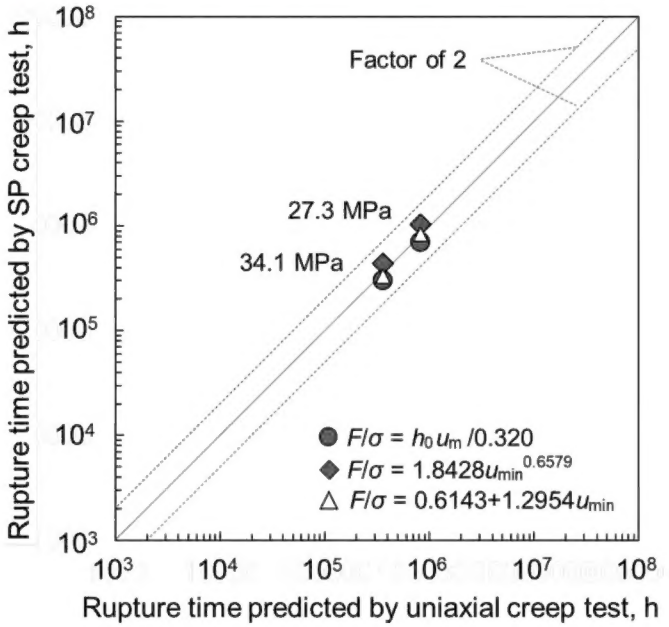
Avaliação da vida útil remanescente de fluência de Tubulação de vapor de reaquecimento a quente de aço 2.25Cr-1Mo por teste de perfuração pequena

Kotaro MURAKAMI[1)*], *Shin-ichi* KOMAZAKI[2)] e *Toshiki* MITSUEDA[3)]

1) Escola de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia, Universidade de Kagoshima
2) Campo de Pesquisa em Engenharia, Área de Ciência e Engenharia, Assembleia de Pesquisa e Educação, Universidade de Kagoshima
3) Departamento de Pesquisa e Desenvolvimento, Hokkaido Electric Power Co., Inc.

Resumo: Para investigar a adaptabilidade da técnica de teste de fluência de pequenos punções (SP) para a avaliação da vida útil restante, o teste de fluência SP foi realizado com tubulação de vapor de reaquecimento a quente de aço 2,25Cr-1Mo, que havia sido usada em uma usina de energia fóssil por longos períodos. A carga SP (F) foi convertida em tensão (σ) por três equações diferentes, que foram derivadas com base no deslocamento para a carga máxima no teste SP (u_m) e na deflexão para a taxa de deflexão mínima no teste de fluência SP (u_{min}) para correlacionar os dados de ruptura por fluência SP com os uniaxiais. Os resultados experimentais mostraram que o tempo de ruptura por fluência SP do corpo de prova removido ao redor da superfície externa da tubulação tendeu a ser um pouco menor do que o dos corpos de prova removidos ao redor da superfície interna e do centro. Também foi constatado que os dados de ruptura por fluência SP estavam relativamente de acordo com os uniaxiais, convertendo F em σ com as equações, e a vida útil remanescente da fluência foi bem prevista pela equação extrapo de dados de ruptura por fluência do SP de curto prazo. A maior precisão de previsão foi obtida com o uso da equação derivada do resultado do teste SP, ou seja, u_m. Consequentemente, confirmou-se que a técnica de teste SP poderia ser uma ferramenta poderosa para a avaliação da vida útil de fluência da tubulação da caldeira.

Palavras-chave: teste de deformação por punção pequeno; aço 2,25Cr-1Mo; tubulação de caldeira; deformação; previsão de vida útil restante; coeficiente de conversão de carga/estresse.



Recebido em 9 de julho de 2021; aceito em 8 de setembro de 2021

* Autor correspondente. E-mail: k5631590@kadai.jp, Endereço: Universidade de Kagoshima, 1-21-40 Korimoto Kagoshima 890-0065

© 2022 Instituto de Ferro e Aço do Japão. Este é um artigo de acesso aberto sob os termos da licença Creative Commons Attribution-NonCommercial- NoDerivatives (https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/).

DeepL

Assine o DeepL Pro para traduzir arquivos maiores.
Mais informações em www.DeepL.com/pro.

Iron and Steel Tetsu-to-Hagané Vol. 108 (2022), No. 1, pp. 88-96
https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2021-077

Avaliação da vida residual por fluência de tubos de vapor de reaquecimento de alta temperatura feitos de aço 2,25Cr-1Mo por meio de pequenos testes de punção.

Murakami. Kotaro [1*], Komazaki Shinichi Komazaki [2*], Toshinori Saegusa(3)(*) Toshinori Saegusa[3)]

Avaliação da vida útil remanescente de fluência de tubulação de vapor de reaquecimento a quente de aço 2.25Cr-1Mo por meio de teste de perfuração pequena

Kotaro MURAKAMI, *Shin-ichi* KOMAZAKI e *Toshiki* MITSUEDA

1. Prefácio

Embora já tenham se passado 10 anos desde o Grande Terremoto do Leste do Japão e as usinas nucleares tenham começado a ser reiniciadas sequencialmente, a geração de energia térmica a carvão e outras ainda representam uma grande proporção do mix de fornecimento de energia. Por outro lado, com a aceleração da tendência global de descarbonização em prol da proteção ambiental global, foi anunciada no Japão uma política de desativação (descomissionamento) de usinas a carvão de baixa eficiência, e espera-se que seja difícil instalar novas usinas no futuro, mesmo que sejam usinas de alta eficiência. Portanto, é essencial operar as usinas térmicas existentes a longo prazo, mantendo um alto nível de segurança e solidez, a fim de garantir um fornecimento estável de eletricidade até que as energias renováveis se tornem a principal fonte de energia.

Em geral, a avaliação da degradação e dos danos de componentes de alta temperatura em usinas termelétricas é

Os métodos de avaliação não destrutiva com foco na formação de vazios/trincas microscópicas, alterações microestruturais ou alterações nas propriedades físicas do material causadas por essas alterações são usados para o diagnóstico, mas a precisão do diagnóstico nem sempre é alta. Para avaliar rigorosamente o grau de deterioração e dano, é desejável retirar uma pequena amostra da área-alvo e submetê-la a um teste destrutivo, como um teste de fluência. Um dos métodos de teste de fluência de microamostra [10]é o teste de fluência Small Punch (SP)[5-9], que se caracteriza por um volume de amostra menor do que o teste de fluência em miniatura convencional e pelo fato de a amostra ser muito fácil de processar e manusear. Os corpos de prova são muito fáceis de processar e manusear. Além disso, os recentes aprimoramentos na tecnologia de amostragem possibilitaram a coleta de amostras finas o suficiente para não danificar a integridade estrutural, por exemplo, de tubos de caldeira em operação [6].

Nesse contexto, os autores desenvolveram cinco tipos de distribuição de caldeiras de aço 9Cr-1Mo

Foram realizados testes de fluência SP em tubos para investigar como as diferenças de resistência específicas do tubo se refletem nas propriedades de fluência SP[7]. Além disso, os dados de ruptura por fluência SP foram convertidos em dados de ruptura por fluência uniaxial com base nos resultados do teste SP e no deslocamento quando a velocidade mínima de deslocamento é atingida.

As conversões também foram examinadas. Como resultado, ficou claro que as diferenças na resistência à fluência (diferenças de calor para calor), que não puderam ser avaliadas pela dureza, foram refletidas adequadamente nos resultados do teste de fluência SP. Além disso, o método baseado nos resultados do teste SP foi capaz de converter os dados de ruptura por fluência SP em dados de ruptura por fluência uniaxial com mais precisão, embora as diferenças não tenham sido significativas.

Neste estudo, os dados do teste de fluência SP de tubos de vapor de reaquecimento de alta temperatura feitos de aço 2,25Cr-1Mo usados por muito tempo em uma usina doméstica foram adquiridos e analisados recentemente como parte de um estudo para estabelecer uma técnica de avaliação de vida residual de fluência para componentes de alta temperatura em usinas térmicas usando testes SP. Como é necessário converter a carga de fluência SP em tensão para prever a vida útil residual de fluência, a aplicabilidade do método baseado nos resultados do teste SP proposto para o aço 9Cr-1Mo para esse aço também foi investigada.

2. procedimento experimental

2.1 Material de teste

Os espécimes eram tubos de vapor de reaquecimento quente de caldeira de resíduos que haviam sido usados por aproximadamente 160.000 horas em uma usina de energia térmica doméstica. O diâmetro externo e a espessura da parede dos tubos 762 mm e 54 mm, respectivamente, e condições operacionais eram a temperatura do vapor de 569 °C e a pressão do vapor de 4,17 MPa. O metal base da tubulação de aço 2,25Cr-1Mo (ASTM A387 Gr.22 Cl.1) foi usado neste estudo, e sua composição química é mostrada na Tabela 1.

Observações microestruturais e medições de dureza foram realizadas para investigar a condição do metal de base do tubo após um longo período de serviço. A microestrutura foi polida e lustrada, gravada com nital e depois examinada por microscopia eletrônica de varredura (SEM).

Tabela 1: Composição química do aço 2,25Cr-1Mo (massa%).

C	Si.	Mn	p	sádico	Cr.	Mo	Al.	N
0.09	0.27	0.48	0.011	0.005	2.11	0.96	0.27	0.0069

Recebido em 9 de julho de 2021; aceito em 8 de setembro **de 2021**

1) Escola de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia, **Universidade** de Kagoshima

2) Campo de Pesquisa em Engenharia, Área de Ciência e Engenharia, Assembleia de Pesquisa e Educação, **Universidade** de Kagoshima **3**) **Hokkaido Electric Power Co.** Departamento de Pesquisa e Desenvolvimento, Hokkaido Electric Power Co.

Autor correspondente. e-mail: k5631590@kadai.jp, Endereço: Kagoshima University, 1-21-40 Korimoto Kagoshima 890-0065

© Este é um artigo de acesso aberto sob os termos da licença Creative Commons Attribution-NonCommercial- NoDerivatives (https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/deed.ja).

Os espécimes foram observados usando um espelho (SEM). As medições de dureza foram realizadas usando um testador de dureza micro-Vickers com uma carga de 19,6 N após o polimento e uma medição de

Ele foi realizado em condições de passo de 0,1 mm

2.2 Testes de fluência SP e testes SP

Uma pequena amostra de barra redonda com diâmetro de 8 mm foi cortada do metal base do tubo na direção da espessura da parede (perpendicular à direção circunferencial) por EDM de fio. Em seguida, elas foram cortadas em pedaços cerca de 1 mm de espessura usando uma máquina de corte de precisão de baixa velocidade. A espessura da placa foi ajustada para 0,5± 0,005 mm por meio de polimento úmido e polimento (acabamento final: 0,3 μm Al_2O_3) e usada para testes de fluência SP. Para investigar a dependência das propriedades de fluência SP na direção da espessura da parede, a distância da superfície externa foi de 0~ 10 mm, 22~ 32 mm, 44 ~54 mm foram amostrados e referidos como superfície externa próxima, meio da espessura da parede e superfície interna próxima, respectivamente.

A aparência da máquina de teste de fluência SP usada neste estudo e um diagrama esquemático do corpo de prova montado no dispositivo de teste são mostrados na Fig. 1. O corpo de prova de fluência SP foi fixado uniformemente nas matrizes superior e inferior, e uma carga constante foi aplicada ao centro do corpo de prova por meio de uma esfera de Si_3N_4 (2,38 mm de diâmetro) e um perfurador. A deformação saliente (deslocamento) do corpo de prova foi medida medindo-se o movimento da haste de compressão usada para carregar o perfurador com LVDT fora do forno. As condições do teste de fluência SP foram temperaturas de 580 °C e 650 °C e uma carga de 150~ 400 N. Os corpos de prova foram submetidos a um teste de fluência a uma temperatura de 580 °C e 650 °C. Para evitar a oxidação excessiva dos corpos de prova, os testes foram realizados em uma atmosfera de gás Ar de alta pureza com 99,99% de pureza (taxa de fluxo: 150 ml/min).

SP Para converter cargas de deformação em tensões, uma carga constante SP

Diferentemente do teste de fluência, o teste SP também foi realizado, no qual as esferas foram empurradas gradualmente até a falha em uma velocidade constante de empurrar (0,2 mm/min). Os corpos de prova foram os mesmos usados no teste de fluência SP, e os acessórios de teste, como as matrizes superior e inferior, as esferas e o perfurador, também foram os mesmos usados no teste de fluência SP. Os testes foram realizados a temperaturas de 580°C e 650°C em uma atmosfera de gás Ar de alta pureza, como no teste de fluência SP.

Além disso, foram realizados testes de fluência uniaxial para comparação.

Os corpos de prova padrão com um diâmetro de seção paralela de 10 mm foram retirados do meio da espessura da parede, de modo que a direção axial coincidisse com a direção circunferencial do tubo. Os testes foram realizados em seis condições: 580°C /100 MPa, 580°C /80 MPa, 620°C /60 MPa, 620°C /45 MPa, 650°C /40 MPa e 620°C /27,3 MPa.

3. Resultados e discussão

3.1 Dependência das propriedades do teste de fluência SP

na direção da espessura da parede

de SEM da microestrutura próxima às superfícies externa e interna são na Fig. 2. O aço apresentou uma microestrutura típica de ferrita-bainita e não foram observadas diferenças significativas entre as regiões das superfícies externa e interna. Embora a microestrutura antes do serviço não tenha sido confirmada, foram observados carbonetos relativamente grandes ricos em Mo e Cr no grão e nos limites do grão (precipitados brancos em forma de bloco ou barra Fig. 2) que podem ter se precipitado e engrossado durante o serviço. Os resultados do teste de dureza micro-Vickers são mostrados na Fig. 3. A figura mostra os resultados de linhas de medição diferentes. De modo geral, a distribuição da dureza é relativamente uniforme em torno de 130, mas há uma tendência de a dureza diminuir um pouco perto do centro da espessura da parede. Como exemplo dos resultados do teste de fluência SP, as curvas de fluência SP (curva de deslocamento-tempo, curva de deslocamento-taxa de tempo) medidas sob as condições de teste 580°C /230 N e 580°C /300 N proximidades da superfície interna são mostradas na Fig. 4. À medida que a carga aumenta de 230 N para 300 N, o deslocamento mínimo

A velocidade aumenta e o tempo de ruptura diminui em 1/6, de 570 h para

100 h

A velocidade de deslocamento é a mesma na zona de transição, onde a velocidade de deslocamento diminui após o carregamento. Na zona de transição em que a velocidade de deslocamento diminui após o carregamento, não há diferença na velocidade de deslocamento em ambas as condições de carregamento, e supõe-se que a deformação ocorra por um mecanismo de deformação semelhante.

650°C /200 N, as curvas de fluência SP (curva de deslocamento-tempo, curva de deslocamento-velocidade-tempo) perto da superfície externa, no centro da espessura da parede e perto da superfície interna são mostradas na Fig. 5. Embora os resultados sejam de testes de curta duração de alta carga com menos de 100 h, o tempo de ruptura próximo à superfície externa é o mais curto, enquanto o do centro da espessura da parede é o mais longo.

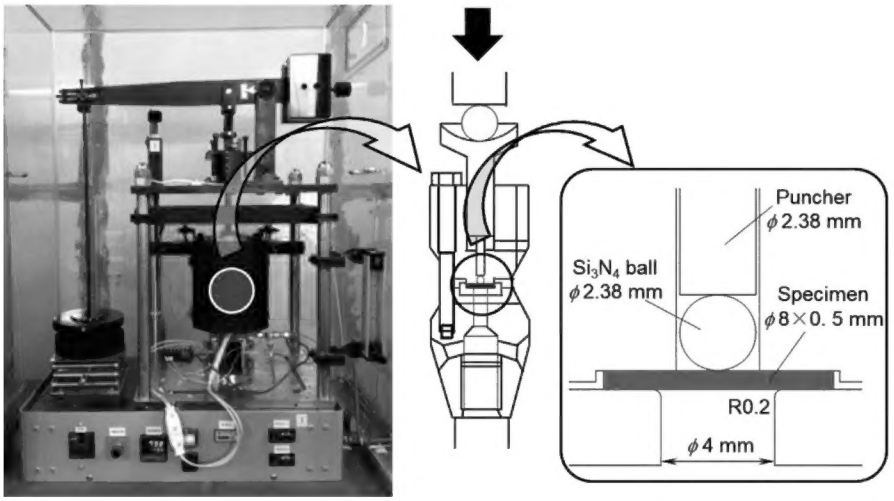


Fig. 1 Aparelho de teste de deformação por punção pequeno.

é aproximadamente metade do último. Não foi observada nenhuma diferença na velocidade de deslocamento na zona de transição. Além dessas condições de teste, o tempo médio de ruptura nas três regiões a 580°C /350 N também foi calculado usando a barra de erro

A Fig. 6 mostra um gráfico de barras juntamente com um gráfico de barras. O tempo de fratura próximo à superfície externa é ligeiramente menor do que em outras regiões, embora o número de dados não seja necessariamente suficiente e isso ainda não esteja claro. Esse

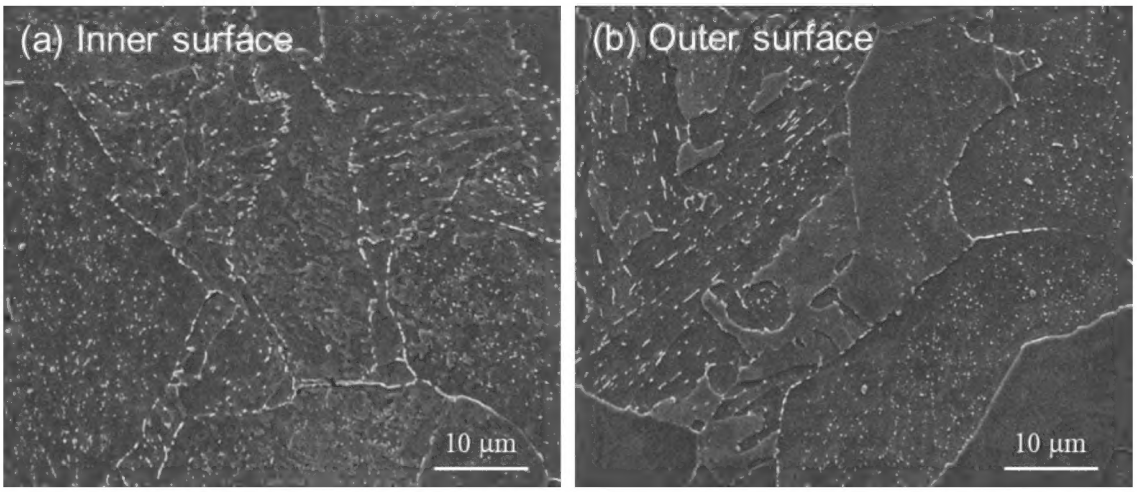


Fig. 2 Micrografias SEM das superfícies (a) interna e (b) externa.

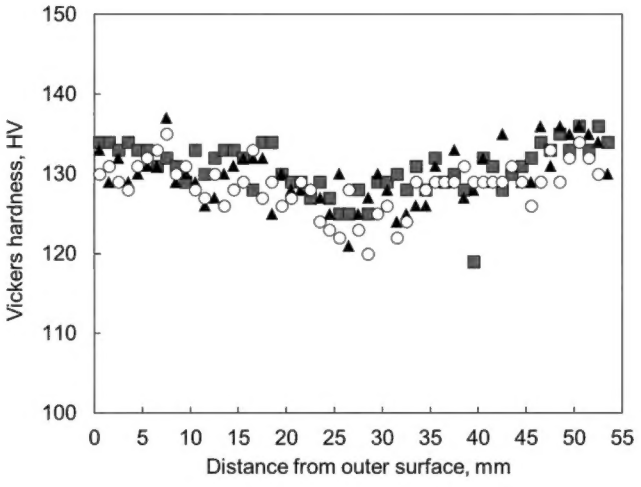


Fig. 3 Distribuição da dureza na direção da espessura.

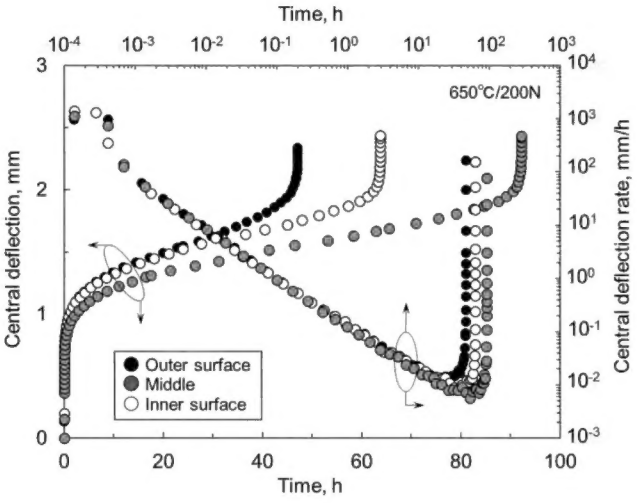


Fig. 5 Efeito da porção de amostragem na curva de fluência de punção pequeno.

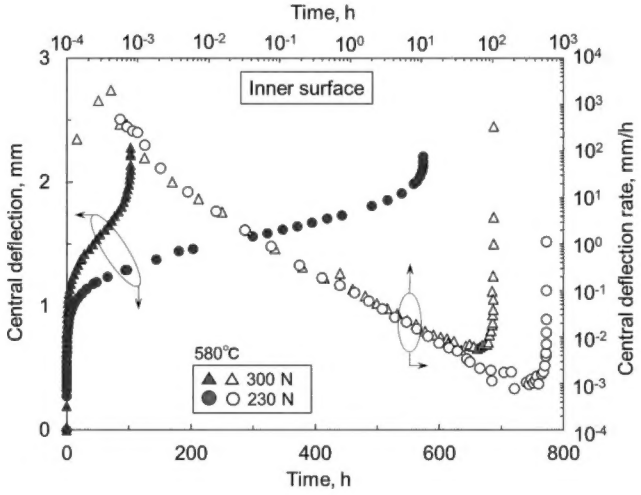


Fig. 4 Exemplos de curvas de fluência de pequenos golpes medidas na superfície interna.

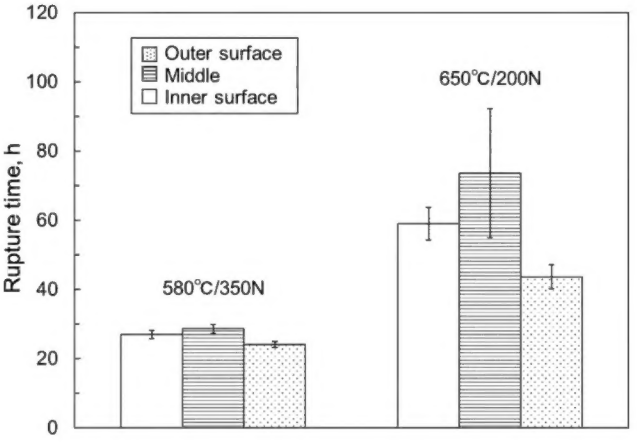


Fig. 6. Tempos de ruptura por fluência do SP medidos a 580°C/350 N e 650°C/200 N.

Todos os dados de ruptura por fluência do SP obtidos no estudo são na Fig. 7. A figura também mostra que, embora haja alguma variação, o tempo de fratura tende a ser ligeiramente mais curto nas proximidades da superfície externa (marcada com ○△ na figura) do que em outras regiões (marcada com ●▲ na figura). As outras regiões incluem o centro da espessura da parede e a vizinhança da superfície interna, bem como resultados de amostras retiradas de locais diferentes das regiões definidas (por exemplo, entre a vizinhança da superfície externa e o centro da espessura da parede, e entre o centro da espessura da parede e a vizinhança da superfície interna)

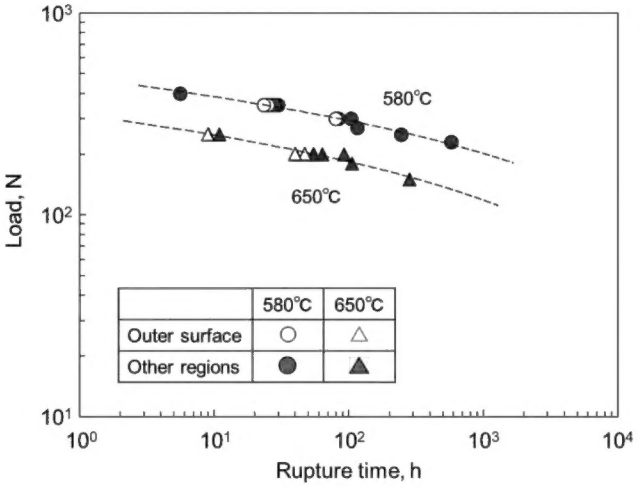


Fig. 7. Resultados do teste de ruptura por fluência SP medidos na superfície externa e em outras regiões.

580°C /350 Nde SEM da aparência do corpo de prova e da superfície de fratura perto das superfícies externa e interna após o teste são mostradas na Fig. 8. A contração local e a fratura macroscópica subsequente ocorreram circunferencialmente ao longo do limite de contato entre a esfera e o corpo de prova, mostrando a morfologia típica de fratura observada em materiais dúcteis. Além disso, todas as superfícies de fratura exibiram fratura dúctil intragranular com covinhas, e não foram observadas diferenças significativas entre as posições de amostragem ou condições de teste sob as condições de teste atuais. Assim, embora apenas os resultados do teste do lado de alta carga e curta duração tenham mostrado uma tendência de resistência à fluência SP ligeiramente menor no lado da superfície externa. No momento, não temos informações ou dados suficientes para considerar o motivo disso, mas é possível que o componente hidrostático da tensão e a tensão circunferencial sob fluência de pressão interna de cilindros de paredes espessas possam ser um fator na resistência à fluência SP da superfície externa.

(tensão principal máxima) é relatado como sendo maior no lado da superfície externa.

[8]. Portanto, é possível que a deterioração ou o dano tenha ocorrido anteriormente no lado da superfície externa, mas um estudo detalhado sobre isso é um assunto para o futuro.

3.2 Conversão de carga/estresse com base nos resultados do teste SP

Para comparar os dados de ruptura por fluência do SP com os dados de ruptura por fluência uniaxial, a relação entre a carga de fluência do SP (F) e a tensão de fluência uniaxial (σ) (fator de conversão de carga/tensão (F/σ)deve ser determinada com antecedência para que os tempos de ruptura em ambos os testes coincidam. Em seu estudo usando o aço 9Cr-1Mo, os autores investigaram os métodos de conversão de carga/estresse com base nos resultados do teste SP e no deslocamento quando a velocidade mínima de deslocamento é atingida[7]O primeiro é o método proposto pelos autores

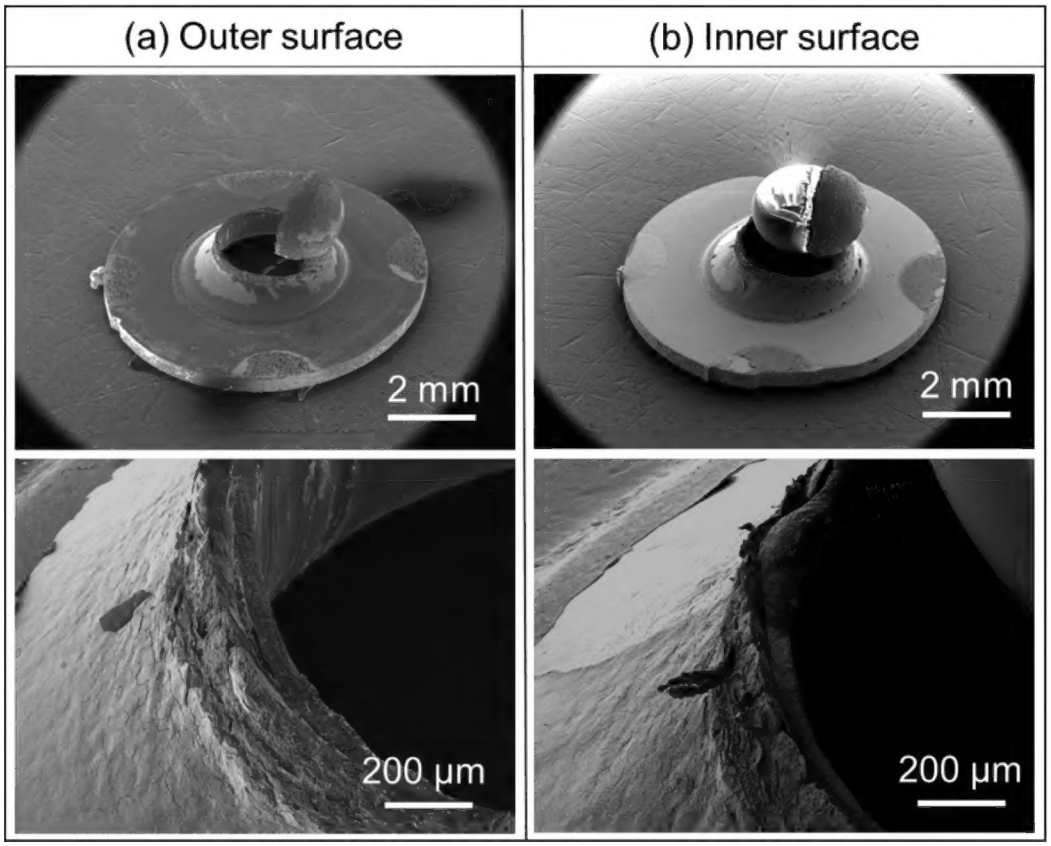


Fig. 8 Micrografias de SEM de espécimes rompidos por fluência (580 °C/350 N). (a) Superfície externa, (b) Superfície interna.

F_m/σ_B a carga máxima no teste SP ($F_{(m)}$ dividida pela resistência à tração (σ_B). F(m)/σ(B) é a carga máxima nos testes SP (F(m)) dividida pela resistência à tração (σ_B).

$$\frac{F}{\sigma} = \frac{F_m}{\sigma_B} \quad (1)$$

Além disso, Garcia et al. [10] também descobriram que σ e o parâmetro de intensidade SP (F/h) Os autores relatam que há uma relação independente do material, como na equação (2), entre

$$\sigma_B = 0.277 \frac{F_m}{u_m \cdot h_0} \quad (2)$$

Onde u_m é o deslocamento na carga máxima no teste SP e h_0 é o teste

A espessura inicial do corpo de prova (0,5 mm). A equação (2) é uma medida de F_m e u_m

No aço 9Cr-1Mo, os testes SP foram realizados à temperatura ambiente e a 650°C. Foi encontrada uma boa relação entre σ_B e o parâmetro de resistência SP ($F_m/u_m/h_0$) Foi encontrada uma boa relação entre B(B) e os parâmetros de resistência SP (F(m)/(u(m)/h(0)), e foi esclarecido que a resistência à tração do aço poderia ser prevista pelo teste SP[7]. A inclinação da relação obtida foi um pouco maior do que a de Garcia , conforme mostrado na equação (3) porque a geometria do dispositivo e o método de teste não eram exatamente iguais aos de Garcia al

$$\sigma_B = 0.320 \frac{F_m}{u_m \cdot h_0} \quad (3)$$

A equação (4) é obtida a partir das equações (1) e (3).

$$\frac{F}{\sigma}\left(=\frac{F_m}{\sigma_B}\right) = \frac{u_m \cdot h_0}{0.320} \quad (4)$$

Essa fórmula pode ser usada para determinar F_m/σ_B u_m, resultando no SP

Isso significa que F/σ um teste de salto pode ser previsto. Os resultados do teste SP são usados para estimar F/σ. Em outras palavras, F/σ pode ser estimado apenas com base nos resultados do teste SP, sem a necessidade de realizar testes de tração. Portanto, o teste SP também foi realizado neste estudo para medir $u_{(m)}$.

Como exemplo dos resultados obtidos no teste SP, as curvas de carga-deslocamento medidas nos corpos de prova próximos à superfície interna são mostradas na Fig. 9. Embora a carga máxima seja maior a 580°C, não se observa nenhuma diferença significativa no deslocamento na carga máxima. O mesmo se aplica ao efeito da posição de amostragem do corpo de prova: embora a carga máxima seja um pouco diferente, não há diferença clara no deslocamento naquele momento, que é 1,7 mm.

Substituindo o valor médio de 1,69 mm todos os u_m na equação (4), obteve-se F/σ= 2,64. Esse fator de conversão de carga/estresse foi usado para converter a carga de fluência SP em estresse e todos os dados de ruptura de fluência SP e os dados de ruptura de fluência uniaxial foram comparados, conforme na Fig. 10. Nessa figura, a abscissa é a tensão, a tensão carregada para fluência uniaxial e a tensão convertida para fluência SP.

As forças são representadas em um gráfico. O eixo vertical é o parâmetro de Larson-Miller (LMP) mostrado na Equação (5) e a constante C é 17,45, que organiza melhor os dados de ruptura por fluência uniaxial. Na mesma figura, pode-se observar que ambos os dados de ruptura por fluência estão de acordo, embora haja alguma variação nos dados de ruptura por fluência do SP. No presente estudo, ambos os dados de ruptura por fluência foram bem aproximados com o uso de um polinômio de segunda ordem, conforme mostrado na mesma figura.

$$\mathrm{LMP} = (T + 273.15)(\log t_r + C) \quad (5)$$

Em que T é a temperatura do teste e t_r é o tempo de ruptura por fluência.

3.3 Com base no deslocamento quando a velocidade mínima de deslocamento é atingida.

Conversão de carga/estresse

A conversão de carga/estresse baseada no deslocamento quando a velocidade mínima de deslocamento é atingida (u_{min}) proposta na Europa é um método para prever F/σ usando as equações (6)[12], que formulam a relação F/σ - u (Fig. 11) obtida para vários materiais de aço. F/σ eixo vertical da figura é, por exemplo, mostrado esquematicamente na Fig. 12.

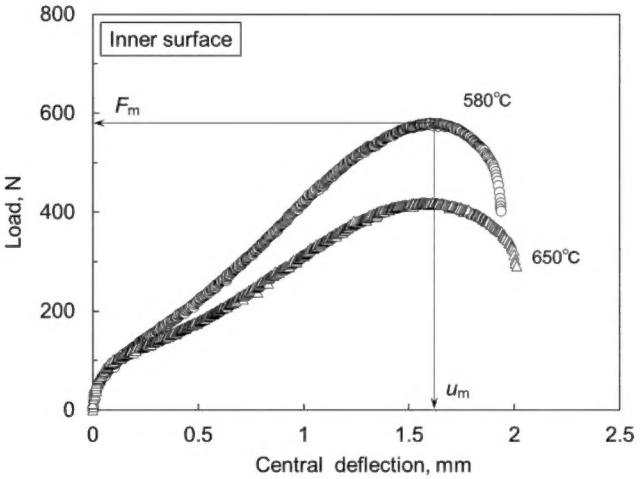


Fig. 9 Exemplos de resultados de teste de punção pequeno da superfície interna.

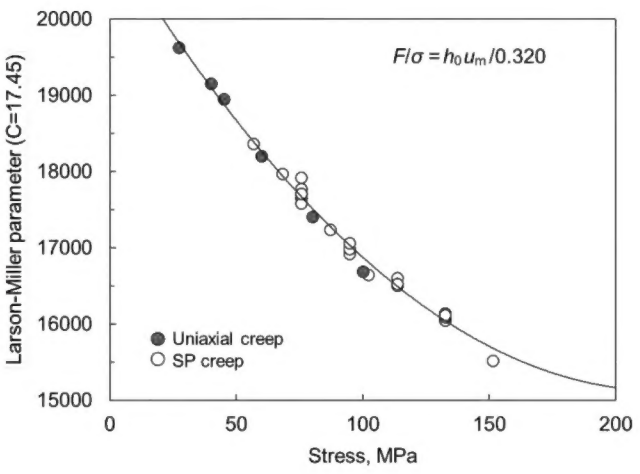


Fig. 10: Comparação entre os dados de fluência uniaxial e os convertidos do SP. A carga do SP foi convertida em tensão com a Eq. (4).

As tensões (por exemplo, σ_1, σ_2 na figura) que são idênticas aos valores dos parâmetros de Larson-Miller na ruptura em testes individuais de fluência SP, foram determinadas a partir das linhas aproximadas dos dados de ruptura de fluência uniaxial e da relação entre a carga de fluência SP F (por exemplo, F_1, F_2 na figura) (F_1/ A Fig. 11 também mostra os resultados obtidos neste estudo (marcados com ● na figura). Além disso, a Equação (6) é modificada com base no modelo de tensão de tração de Chakrabarty na Equação (7)[3].

$$\frac{F}{\sigma} = 1.9162 u_{\min}^{0.6579} \quad (6)$$

$$\frac{F}{\sigma} = 0.6143 + 1.2954 u_{\min} \quad (7)$$

Os coeficientes da equação (6) também podem ser usados para determinar as dimensões do dispositivo de teste, como na equação (8).

Foi relatado que isso depende de [140].

$$\frac{F}{\sigma} = 2.79776 \left(R^{-0.2} r^{1.2} h_0 \right)^{0.67015} u_{\min}^{0.6579} \quad (8)$$

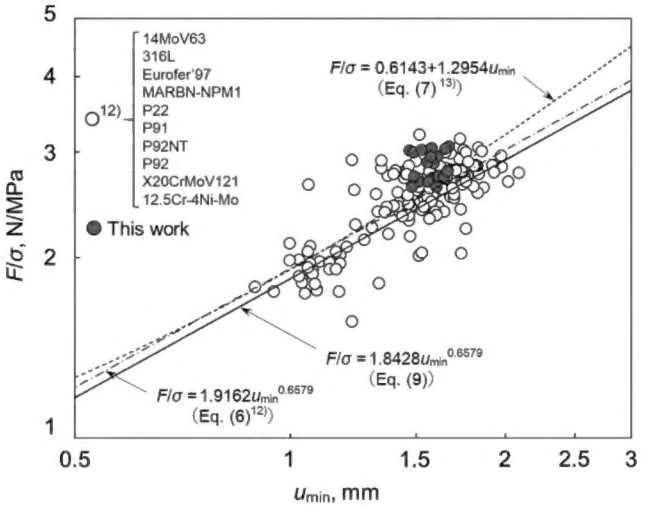


Fig. 11. Relação entre F/σ e u_{min}.

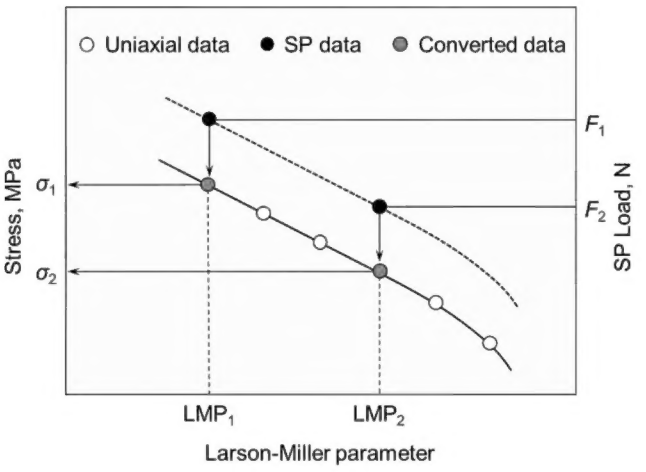


Fig. 12 Ilustração esquemática da determinação de F/σ.

em que R é o raio do furo inferior da matriz e r é o raio da esfera. Substituindo as dimensões do dispositivo de teste usado neste estudo, a equação (8) se torna a equação (9).

$$\frac{F}{\sigma} = 1.8428 u_{\min}^{0.6579} \quad (9)$$

Converta as cargas de deformação SP em tensões usando as equações (9) e (7) e todos os dados de ruptura por fluência do SP e ruptura por fluência uniaxial

Como na Fig 10, a relação entre os parâmetros de Larson-Miller e a tensão é aproximada por uma curva quadrática. 14 é melhor.

3.4 Investigação da avaliação da vida útil restante por meio de testes de fluência SP.

Nesta seção, é investigada a avaliação da vida útil remanescente da fluência por meio de testes de fluência SP usando as três diferentes equações de conversão de carga/estresse descritas acima a saber, Equação (4) Equação (7) e Equação (9). Especificamente, somente os dados de ruptura por fluência SP nas Fig. 10, Fig. 13 e Fig. 14 foram convertidos em uma equação polinomial de segunda ordem usando a

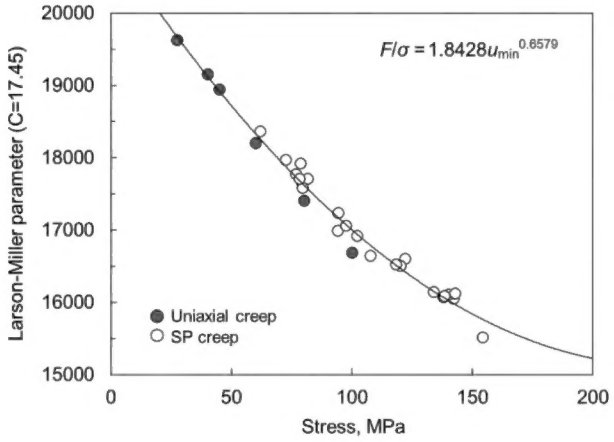


Fig. 13. Comparação entre os dados de fluência uniaxial e os convertidos do SP. A carga do SP foi convertida em tensão com a Eq. (9).

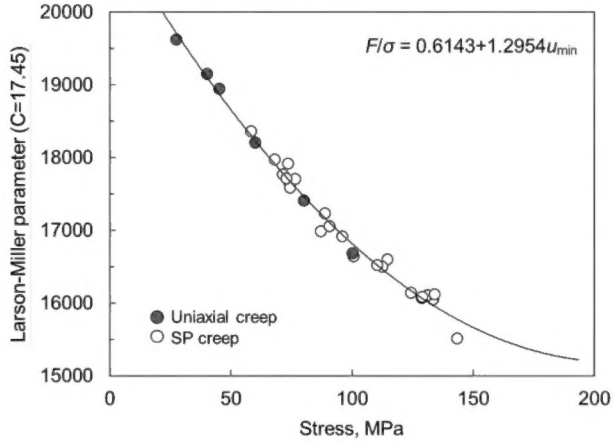


Fig. 14. Comparação entre os dados de fluência uniaxial e os convertidos do SP. A carga do SP foi convertida em tensão com a Eq. (7).

Foram feitas aproximações e os tempos de ruptura em tensões de 27,3 MPa e 34,1 MPa a uma temperatura de operação de 569°C foram previstos por extrapolação e comparados com os tempos de ruptura obtidos da interpolação da curva de aproximação quadrática dos dados de ruptura por fluência uniaxial. Observe que ambas as tensões correspondem à tensão circunferencial (hoop) σ_θ do tubo calculada partir da pressão de vapor medida (4,17 MPa) e projetada (5,20 MPa) do tubo de vapor de reaquecimento a quente usado, usando a equação [8] diâmetro médio na equação (10).

$$\sigma_\theta = P\left(\frac{D}{2t} - 0.5\right) \quad \text{(10)}$$

A Fig. 15 compara os tempos de ruptura previstos a partir da extrapolação dos dados de ruptura por fluência SP e da interpolação dos dados de ruptura por fluência uniaxial. É possível observar que ambos estão em um acordo relativamente bom. O método com a melhor precisão de avaliação é o método que usa a equação de conversão de carga/estresse (marcada com ● no diagrama) com base nos resultados do teste SP na Equação (4), e ambos os resultados estão em concordância quase perfeita. Por outro lado, a previsão com a menor precisão de avaliação foi baseada na fórmula de conversão de carga/estresse (marcada com ◆ no diagrama) da Equação (9) Isso se deve ao fato de que, na Fig. 11, os dados do teste do presente estudo (marcados com ● na figura) se desviam significativamente da equação (9) usada para a previsão, embora estejam dentro das faixas de dados da literatura.

Quando as inspeções periódicas são realizadas na tubulação da caldeira, a parte externa da tubulação
Usando amostras coletadas da superfície, é necessário avaliar a vida útil restante testando por períodos de tempo relativamente curtos. Portanto, uma avaliação da vida útil restante usando apenas dados de ruptura por fluência do SP próximo à superfície externa também foi investigada. No entanto, não foi possível criar as curvas aproximadas (curvas mestras) necessárias para a extrapolação de tensão usando apenas os dados limitados próximos à superfície externa. Portanto, um teste de fluência totalmente SP

A linha pontilhada na Fig 16 é a curva mestre criada a partir de todos os dados de ruptura por fluência do SP usados para a previsão de vida útil na Fig. 15 e a linha sólida na Fig. 16 é a curva mestre deslocada conforme apropriado. A linha pontilhada na Fig. 16 é a curva principal criada a partir de todos os dados de ruptura por fluência do SP usados na previsão de vida útil da Fig. 15, e a linha sólida na mesma figura é a curva principal deslocada conforme necessário. Conforme mencionado na Seção 3.1, o tempo de ruptura por fluência tendeu a ser ligeiramente menor próximo à superfície externa do que no centro da espessura da parede e próximo à superfície interna. Portanto, como consequência natural, o tempo de ruptura previsto pelo teste de fluência SP foi um pouco menor do que o da Fig. 15 para ambos os métodos que usam a equação de conversão de carga/estresse, e o método baseado nos resultados do teste SP na Equação (4) apresentou resultados previstos um pouco mais seguros.

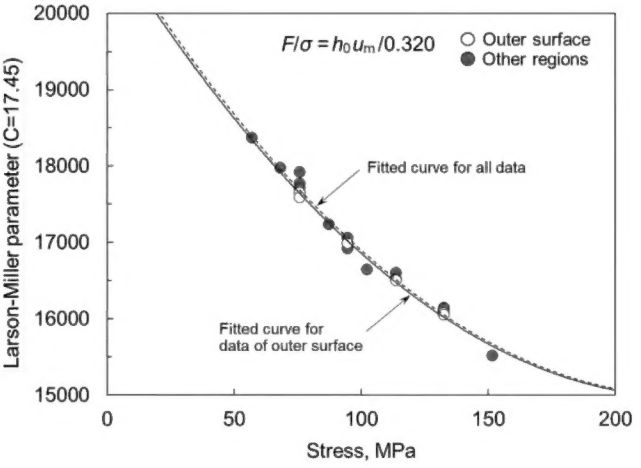


Fig. 16. Comparação entre os dados de fluência uniaxial e os convertidos do SP. A carga do SP foi convertida em tensão com a Eq. (4).

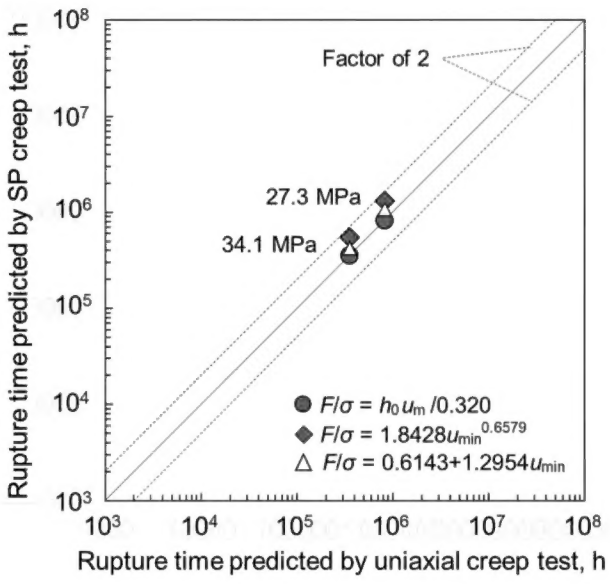

Rupture time predicted by SP creep test, h
Rupture time predicted by uniaxial creep test, h
Factor of 2
27.3 MPa
34.1 MPa
$F/\sigma = h_0 u_m/0.320$
$F/\sigma = 1.8428 u_{min}^{0.6579}$
$F/\sigma = 0.6143+1.2954 u_{min}$

Fig. 15. Comparação entre os tempos de ruptura por fluência previstos pelos testes uniaxiais e SP.

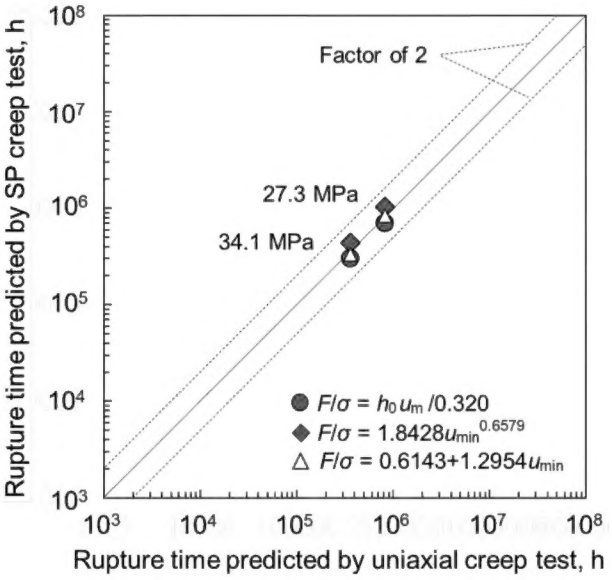

Rupture time predicted by SP creep test, h
Rupture time predicted by uniaxial creep test, h
Factor of 2
27.3 MPa
34.1 MPa
$F/\sigma = h_0 u_m/0.320$
$F/\sigma = 1.8428 u_{min}^{0.6579}$
$F/\sigma = 0.6143+1.2954 u_{min}$

Fig. 17. Comparação entre os tempos de ruptura por fluência previstos pelos testes uniaxiais e SP. Os resultados do teste de fluência SP somente da superfície interna foram usados para a previsão. Fig. 17. Comparação entre os tempos de ruptura por fluência previstos pelos testes uniaxiais e SP.

Os resultados do estudo sobre a avaliação da vida residual por fluência por meio de testes de fluência SP usando três fórmulas diferentes de conversão de carga/estresse (uma fórmula de conversão baseada nos resultados do teste SP e duas fórmulas de conversão baseadas no deslocamento quando a velocidade mínima de deslocamento é atingida) mostraram que todos os métodos foram capazes de prever a vida residual relativamente bem. No entanto, como no caso do aço 9Cr-1Mo, o método que usa a fórmula de conversão baseada nos resultados do teste SP teve a maior precisão de avaliação, embora a diferença não tenha sido notável. Também foi sugerido que a avaliação da vida útil remanescente usando amostras da superfície externa do tubo por esse método pode fornecer resultados de avaliação um pouco mais seguros, e no futuro será necessária uma investigação e análise mais detalhada e quantitativa da distribuição da propriedade de fluência na direção da espessura da parede.

4. resumo

Como parte de um estudo para estabelecer uma técnica de avaliação de vida residual por fluência para componentes de alta temperatura em usinas termelétricas por meio de testes SP, foram adquiridos e analisados dados de testes SP de fluência para tubos de vapor de reaquecimento de alta temperatura feitos de aço 2,25Cr-1Mo usados por longos períodos em usinas domésticas. Como é necessário converter as cargas de fluência SP em tensões para prever a vida residual de fluência, a aplicabilidade de um método baseado nos resultados do teste SP proposto para o aço 9Cr-1Mo para esse aço também foi investigada. Os resultados obtidos estão resumidos a seguir.

(1) Não foram observadas diferenças claras na microestrutura ou na dureza entre os lados das superfícies interna e externa dos tubos. No entanto, houve uma leve tendência de o lado da superfície externa ter uma resistência à fluência SP ligeiramente menor, embora isso tenha sido observado apenas nos resultados do teste do lado de alta carga e curta duração.

(2) O fator de conversão de carga/estresse (F/σ) foi obtido da equação (4) com base no deslocamento na carga máxima medida no teste SP, resultando em F/σ = 2,64. Usando esse F/σ, a carga de fluência do SP foi convertida em tensão e os dados de fluência do SP e de ruptura por fluência uniaxial foram comparados e considerados relativamente compatíveis.

(3) As cargas de fluência SP foram convertidas em tensões usando F/σ calculado a partir das equações (7) e (9) com base no deslocamento quando a velocidade mínima de deslocamento da fluência SP foi atingida, e os dois dados de ruptura foram comparados. Os resultados mostraram que, embora as duas correspondam relativamente bem, a concordância foi melhor com a equação (7)

(4) Os resultados da avaliação da vida útil remanescente de fluência por meio de testes de fluência SP usando as três fórmulas diferentes de conversão de carga/estresse descritas acima mostraram que todos os métodos conseguiram prever a vida útil remanescente relativamente bem. O método baseado nos resultados do teste SP teve a maior precisão de avaliação, embora a diferença não tenha sido notável.

texto contribuição

1) Comitê JSMS sobre resistência de materiais a altas temperaturas: Padrão de teste de fluência de microamostras para avaliação da vida útil restante de componentes de alta temperatura, Sociedade de Ciência dos Materiais, Japão, Kyoto, (2012) (em japonês). Components, The Society of Materials Science, Japão, Kyoto, (2012) (em japonês).
2) J.D. Parker e J.D. James: Proc. Pressure Vessels and Piping Conf., ASME PVP Vol. 279, ASME, Nova York, (1994), 167.
3) S.Komazaki: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.* **61**(2012), 980 (em inglês).
4) K. Kobayashi, Y. Nagamine, T. e S. Komazaki: *Trans. Soc. Mech. Eng. B*, **79**(2013), 2543 (em inglês).
5) T.Nishioka, H.Uemura, K.Fujiyama e Y.Sawaragi: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.* **62**(2013), 88 (em inglês).
6) A.Kumada, M.Yaguchi, M.Tomobe e S.Komazaki: Proc. 23rd National Symp. on Power and Energy Systems, Sociedade Japonesa de Engenheiros Mecânicos, Tóquio,. (2018), D121, memória USB (em japonês).
7) S.Komazaki, K.Obata, M.Yaguchi, M.Kanai, M.Tomobe e A.Kumada: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.* **70**(2021), 125 (em japonês).
8) S.Taira e R.Ohtani: *J. Jpn. High Press. Inst.* **5**(1967), 1045 (em inglês).
9) T.Fujioka, N.Atsumi, S.Komazaki, T.Kobayashi e I.Nonaka:. *Metall. j.*, **LXIII** (2010), 161.
10) T.E. Garcia, C. Rodriguez, F.J. Belzunce e C. Suarez: *J. Alloy. Compd.* **582** (2014), 708.
11) F.R. Larson e J. Miller: *Trans. ASME*, **74**(1952), 765.
12) P.Dymáček, Y.Li, F.Dobeš e P.Stevens: *Mater. High Temp.* **36** (2019), 157.
13) S. Hol mst röm, Y. Li, P. Dy máček, E.Vacchier i, S. P. Jeffs, R.J.Lancaster, D.Omacht, Z.Kubon, E.Anelli, J.Rantala, A.Tonti, S.Komazaki, Naveena, M. Bruchhausen, R.C. Hurst, P. Hähner, M. Richardson e D. Andre: *Mater. Sci. Eng. A*, **731** (2018), 161.
14) F.Dobeš, P.Dymáček, S.Komazaki e Y.Li: Proc. 10th Japan- China Bilateral Symp. on High Temperature Strength of Materials, (2019), 370.